

용접 수평현치로 보강된 철골 모멘트 접합부의 내진설계

Seismic Design of Steel Moment Connections with Welded Straight Haunch

이철호¹

ABSTRACT: This paper describes a seismic design procedure for steel moment connections with welded straight haunch. Recent test results showed that welding a straight haunch beneath the beam could be a viable solution for not only repair and rehabilitation of pre-Northridge moment connections but also new construction. Although a design procedure for the connection with triangular welded haunch has been developed recently, it is not applicable for the straight haunch moment connection because the force transfer mechanism is different. A simplified analytical model that considers the force interaction and deformation compatibility between the beam and haunch is briefly presented first based on the writer's previous study. A generic design procedure as well as details that minimize the stress concentration at the haunch tip are also recommended.

1. 서론

1994년의 캘리포니아 노스리지 지진은 철골모멘트골조의 모멘트접합부에 광범위한 취성파괴를 야기한 바 있다. 이 지진 이후 제시된 개선된 모멘트접합부 가운데, 보의 하부를 삼각현치로 용접하는 방안이 보수나 보강 또는 신축에 매우 효과적인 것으로 입증되어 왔다 (Uang 등 1998, 2000). 그림 1(a)는 전형적 디테일을 보여 주는데, 경사를 갖는 현치 플랜지의 양단에 완전관통 그루브(groove) 용접을 해야 하므로 상당량의 상향용접을 필요로 하는 단점이 있다. 시공비용을 최소화하기 위한 대안으로 한 쪽에 자유단을 갖는 수평현치가 제시되어 SAC Joint Venture의 제 1 단계 연구에서 2 개의 수평현치 실험대 시험체를 대상으로 반복재하 실험을 실시한 바가 있다 (SAC 1996). 그림 1(b)는 UCSD (캘리포니아 주립대, 샌디에고)의 시험체 디테일로서 이 시험체의 테스트 셋업과 이력거동을 그림 2에 나타내었다. 그림에서 보듯이 0.02 radian의 정모멘트 소성회전에서 강도저하가 발생하고 있는데 이는 보 플랜지와 현치웹 사이의 모살용접부의 파단에 의한 것이다 (그림 3 참조). 이 파단은 현치단부에서 시작되었는데 이 부분은 응력집중이 최대인 부위이다. 현치가 보에서 완전분리 되었을 때 보 상부 플랜지 그루브용접부의 파단으로 이어졌다. 이 접합부에서 발휘된 소성회전은 0.02~0.025 (radian) 정도인데 모살용접부의 파단을 방지 하였다면 훨씬 만족스런 거동을 보였을 것이다.

본 연구자는 삼각현치의 경우 보와 현치의 합성단면의 단면 2차모멘트에 근거한 초등 휨이론에 의해서는 접합부의 휨응력도 분포를 적절히 예측할 수 없음을 이미 지적한 바가 있다 (Lee-Uang 1997). 최근에 Yu 등은 (2000) 삼각현치의 플랜지를 스트럿(strut)으로 파악하여 타당한 응력전달 모형 및 설계법을 제시한 바가 있다. 그러나 수평현치에는 삼각현치의 플랜지와 같은 분명한 스트럿 요소가 존재하지 않으므로 이들이 제시한 설계법을 수평현치의 경우에는 적용할 수가 없다. 최근에 출간된 AISC-NIST의 *Steel Design Guide Series 12*에서도 수평현치 접합부의 설계방안을 제시하지 못하고 있다. 단지 향후 연구과제로서 다음과 같이 언급하고 있을 뿐이다 (Gross 등 1999): *Other types of welded haunch (e.g., straight haunch where only the haunch web is welded to the beam) which do not feature such a strut action are beyond the scope of this section.*

수평현치의 플랜지가 휨응력을 받기 위해서는 보 하부플랜지의 응력이 현치웹을 통하여 전달되어야 한다. 그림 3의 회칠 바리는 현치웹의 항복을 보여주는 것으로 이 같은 힘의 흐름을 잘 보여주고 있다. 본 논문에서는 설계법 정립의 근거가 되는 단순화된 응력전달모형을 간략히 설명하고 수평현치 접합부의 내진설계법을 제안하고자 한다. 아울러 현치단부의 응력집중을 줄일 수 있는 디테일도 제시하고자 한다.

¹ 경남대학교 공간환경시스템공학부 교수, 정회원

2. 선행연구: 보-현치 상호작용모형 및 그루브 용접부 휨응력도

우선 본 연구자가 선행연구에서 (이철호-윤태호 2000) 제시한 수평현치 접합부의 상호작용모형 및 그루브 용접부 휨응력도 산정법을 간략히 기술하고자 한다. 그림 4는 현치 웨브의 주응력 분포를 나타낸 것으로 현치 웨브는 휨 요소가 아니라 빗방향의 무수한 스트럿의 띠처럼 응력을 전달하고 있음을 알 수 있다. 현치 웨브의 이러한 스트럿 작용은 보의 하부 플랜지와 현치웨브의 계면에 수평력 및 수직력을 발생시킨다. 즉 그림 4에 표시한 미지의 상호작용력 Q 및 N 의 합력 방향이 현치 웨브를 대표하는 스트럿 작용방향으로 생각할 수 있다. 보와 현치 상부의 용접부에 존재하는 미지력 N 및 Q 가 결정되면 나머지 문제는 본질적으로 정력학의 문제로 귀착된다. 따라서 이 미지력 Q 및 N 을 간단히 되실용적으로 충분히 정확하게 해석적으로 예측하는 방안을 찾는 것이 수평현치 접합부 설계법의 개발의 선결요건이다. 본 연구자는 선행연구에서 그림 5에 나타낸 상호작용모형을 토대로 현치 단부와 보 하부 플랜지가 만나는 점에서의 수평 및 수직 방향에 대한 2개의 변형의 적합조건을 적용하여 이를 해결하였다. 사용기호는 부록에 별도로 정리하였다. 본 모형과 관련한 자세한 설명은 지면의 제한으로 생략하니 본 연구자의 선행연구를 참조 바란다. 다음의 식 (1)은 현치단부의 변형의 적합조건을 적용하여 얻은 행렬식이다. 식(2) 및 (3)은 이 행렬식에서 얻어진 상호작용력 N 및 Q 의 산정식이다. Q , N 의 예측치는 ABAQUS (HKS 1998) 해석결과와 10% 정도의 오차를 보인다. 단순화된 해석적 모형에 의한 예측값임을 감안한다면 매우 만족스런 정확도로 사료된다.

$$\left\{ \frac{2Q/3}{0.85N} \right\} = \left[\mathbf{B}_1 + \left\{ \mathbf{K}_{22} - \mathbf{K}_{21}(\mathbf{K}_{11})^{-1} \mathbf{K}_{12} \right\}^{-1} \right]^{-1} \times \mathbf{B}_0 \times V_{pd} \quad (1)$$

$$N = \left(\frac{1}{0.85} \right) \frac{D(XZ - Y^2)(AA \times B_{02} - CC \times B_{01})}{(AA \times DD - BB \times CC)} \times V_{pd} \quad (2)$$

$$Q = \left(\frac{3}{2} \right) \frac{D(XZ - Y^2)(DD \times B_{01} - BB \times B_{02})}{(AA \times DD - BB \times CC)} \times V_{pd} \quad (3)$$

여기서

$$\mathbf{B}_0 = \left\{ \begin{array}{c} \frac{ad_b(L' + a)}{4EI_b} \\ \frac{a^2L' + a^3}{4EI_b + 3EI_b} \end{array} \right\} \quad (4)$$

$$\mathbf{B}_1 = \left\{ \begin{array}{cc} \frac{ad_b^2}{4EI_b} + \frac{a}{EA_b} & \frac{a^2d_b}{4EI_b} \\ \frac{5a^2d_b}{16EI_b} & \frac{a^3}{3EI_b} \end{array} \right\} \quad (5)$$

$$\mathbf{K}_{11} = \frac{t_{hw}}{12} \begin{bmatrix} A_1 & -G \\ -G & B \end{bmatrix} \dots (6) \quad \mathbf{K}_{12} = \mathbf{K}_{21}^T = \frac{t_{hw}}{12} \begin{bmatrix} H & J \\ -J & I \end{bmatrix} \dots (7) \quad \mathbf{K}_{22} = \frac{t_{hw}}{12} \begin{bmatrix} A & G \\ G & B \end{bmatrix} \dots (8)$$

1994년, 1995년의 노스리지 및 효고현 남부 지진 이후, 보 플랜지와 기둥 플랜지 사이의 그루브 용접부에 유입되는 휨응력도의 크기를 적정선에서 제어하는 것은 강진 내습시 접합부의 취성과파괴 방지를 위해 매우 중요한 설계 고려사항이 되고 있다. 이미 언급한 바와 같이 현치로 보강된 접합부의 경우 전통적 초등 휨이론에 의한 휨응력도 예측은 무의미하다. 식 (9)~(11)은 본 연구자가 보와 현치의 상호작용을 고려하여 새로이 제시한 휨응력도 예측식이다 (그림 6의 자유물체도 참조).

$$f_{yf} = \frac{V_{pd}(a + L'/2)}{I_b} \left(\frac{d_b}{2} \right) - \left(\frac{0.85aN}{I_b} \right) \left(\frac{d_b}{2} \right) \quad (9)$$

$$f_{bf} = -\frac{V_{pd}(a + L'/2)}{I_b} \left(\frac{d_b}{2} \right) + \left(\frac{0.85aN}{I_b} \right) \left(\frac{d_b}{2} \right) + \left(\frac{Q}{A_{bf} + \frac{1}{6}A_{bw}} \right) \quad (10)$$

$$f_{hf} = -\frac{Q}{A_T} - \frac{(0.85aN - Qb_1)b_2}{I_T} \quad (11)$$

그림 7은 UCSD 시험체를 대상으로 본 연구의 방법, ABAQUS 해석 및 초등 힘이론에 의한 휨응력도 프로필을 비교한 것이다. 본 연구의 방법이 전체적으로 타당함을 알 수 있다. 특히 가장 큰 휨응력도가 작용하는 보 상부 플랜지의 그루브 용접부의 예측치는 매우 정확하다.

3. 현치단부의 응력집중 감소방안

실험결과에 의하면 보 플랜지와 현치 웹의 용접 접합부는 현치단부의 응력집중으로 인하여 파단되려는 경향을 보인다 (그림 3 참조). 이 응력집중을 감소시킬 수 있는 가능한 방안 들을 유한요소해석을 통하여 다양하게 검토하였다. 이들 방안에는 현치 끝에 구배를 도입하는 것, 한쌍의 스티프너로 보강하는 것, 현치 끝을 천공하는 것, 그리고 이들의 조합하는 방안 등을 검토하였다. 이들 가운데 어느 디테일도 플랜지 용접부에 미치는 영향은 (특히 보의 상부 플랜지의 경우) 매우 미미함을 해석을 통하여 확인하였다. 표 1은 현치 단부에서의 응력도의 최대크기를 정리한 것이다. 이 값들은 현치 단부에 아무런 수정을 가하지 않은 경우의 값으로 나누어 정규화한 것이다. 한쌍의 스티프너로서 보강하는 방안이 응력집중을 줄이는데 효과적임을 보여준다. 현치 끝부분을 천공하는 방안도 경제적이면서도 효율적인 방안으로 보인다. 양자를 결합하면 응력집중을 더욱 감소시킬 수 있음을 알 수 있다.

4. 수평현치의 설계방안의 제안

본 장에서는 수평현치 접합부의 내진설계절차를 제안한다. 편의상 AISC-LRFD (1993)의 포맷에 따라 전개하였다.

현치치수의 예비산정:

그림 8은 수평현치를 갖는 모멘트골조의 대표적인 부분을 나타낸 것이다. 가용한 해석 및 실험 데이터 베이스를 고려하여 현치 길이 a 현치 춤 b 및 각도 $\theta = \tan^{-1}(b/a)$ 는 다음과 같이 선정할 것을 제안한다.

$$a \approx (1.0)d_b \quad (12)$$

$$\theta \approx 20^\circ \quad (13)$$

보 설계 모멘트 및 전단력:

설계 목적상의 소성현치의 위치는 현치의 단부로 가정한다. 보의 소성모멘트는 실제 항복강도 (F_y)와 소성현치에서의 변형경화를 고려하여 (14)식으로 구하고 이에 대응되는 보 전단력은 (15)식으로 구한다.

$$M_{pd} = \alpha Z_b F_y \quad (14)$$

$$V_{pd} = \frac{2M_{pd}}{L'} + V_G \quad (15)$$

AISC 내진규정 (AISC 1997)은 최근의 여러 실물대 실험결과를 참조하여 (14)식의 변형경화계수 를 $\alpha = 1.1$ 로 제안하고 있다.

강한 기둥 - 약한 보 조건 검토

현치 치수 a 와 b 를 알므로 이 단계에서 보 소성인지 모멘트를 기둥 중앙선으로 외사하여 다음의 (16) 식으로 강한 기둥-약한 보 요건을 검토할 수 있다. AISC (1997)의 내진규정에 준하여 검토할 수 있다.

$$\frac{\sum M_{pc}^*}{\sum M_{pb}^*} > 1.0 \quad (16)$$

현치의 설계

현치 설계를 위한 자유물체도를 그림 9에 나타내었다. von Mises 항복조건에 의해 현치 웨브의 최소두께는 다음과 같이 산정할 것을 제안한다:

$$f_v = \frac{N}{bt_{hw}} \quad (17)$$

$$f_n = \frac{Q - f_{hf}(A_{hf} - t_{hw}t_{hf})}{bt_{hw}} \cong \frac{Q - f_{hf}A_{hf}}{bt_{hw}} \quad (18)$$

$$f_n^2 + 3f_v^2 \leq (\phi F_y)^2 \quad (19)$$

여기서 $\phi = 0.90$. (17) 및 (18)식을 (19)식에 대입하여 t_{hw} 를 구하면

$$t_{hw} \geq \frac{\sqrt{(Q - f_{hf}A_{hf})^2 + 3N^2}}{b(\phi F_y)} \quad (20)$$

N , Q 및 f_{hf} 계산식은 (2), (3) 및 (11)식에 주어져 있다. (20)식에 주어진 강도요건 뿐만 아니라, 현치는 충분한 강성을 갖고 있어야 한다. 즉 (9)식에 주어진 보 상부 플랜지의 휨응력도 f_{ff} 를 그루브 용접부의 허용인장응력도 F_w 이하가 되도록 설계할 것을 제안한다:

$$f_{ff} \leq F_w \quad (21)$$

Gross 등은 (1999) Charpy V Notch 인성 (CVN) 요구조건이 없는 E70T-4 용접재에 의한 그루브 용접부의 허용인장응력도로서 $F_w = 0.80F_{EXX}$ 를 택할 것을 제안하였다 (여기서 F_{EXX} 는 용접재의 인장강도). 그러나 보 상부 플랜지 그루브 용접부의 크기를 $0.80F_{EXX}$ 로 제안하는 것은 너무 보수적일 수 있다. Dexter 와 Melendrez (2000)에 의한 최근 실험은, CVN 값이 26.7 Joule @ -28.9°C (20 ft-lb @ -20°F) 이상인 용접재에 의한 그루브 용접부의 인장내력은 기둥 플랜지에 의한 3축구속 (tri-axial restraint) 효과에 의해 F_{EXX} 를 훨씬 상회함을 보여주고 있다. 따라서 용접현치의 설계를 위한 F_w 값은 F_{EXX} 로 택할 것을 제안한다. 현치 웨브와 플랜지는 국부좌굴에 대비하여 다음의 폭-두께비 조건을 만족시켜야 한다 (AISC 1997):

$$\frac{b_{hf}}{2t_{hf}} \leq \frac{137}{\sqrt{F_y}} \text{ (SI 단위)} \dots\dots\dots (22a)$$

$$\frac{b}{t_{hw}} \leq \frac{683}{\sqrt{F_y}} \text{ (SI 단위)} \dots\dots\dots (22b)$$

식 (22b)의 요건은 현치를 춤이 2 배인 H 형강으로 고려하여 설정된 것이다.

현치 용접부 설계

현치 웨브와 보 및 기둥 플랜지를 모살용접하여 수직력 N 과 전단력 Q 를 전달할 수 있도록 설계한다 (그림 9의 자유물체도 참조).

(i) 현치 웨브와 보 플랜지 사이의 모살용접 (양측):

$$\sqrt{\left(\frac{Q}{0.707S \times 2a}\right)^2 + \left(\frac{N}{0.707S \times 2a}\right)^2} \leq \phi(0.6F_{EXX}) \quad (23)$$

여기서 $\phi = 0.75$. 모살용접 치수 S 에 대하여 풀면

$$S \geq \frac{\sqrt{Q^2 + N^2}}{0.636(a)(F_{EXX})} \quad (24)$$

(ii) 현치 웨브와 기둥 플랜지 사이의 모살용접 (양측):

$$\sqrt{\left(\frac{Q - f_{hf} A_{hf}}{0.707S \times 2(b - t_{hf})}\right)^2 + \left(\frac{N}{0.707S \times 2(b - t_{hf})}\right)^2} \leq \phi(0.6F_{EXX}) \quad (25)$$

모살용접 치수 S 에 대하여 풀면

$$S \geq \frac{\sqrt{(Q - f_{hf} A_{hf})^2 + N^2}}{0.636(b - t_{hf})(F_{EXX})} \quad (26)$$

보 웨브 수직 스티프너

보와 현치의 계면 상의 수직력 N 의 대부분은 현치 단부에 집중되어 있다. 따라서 현치 단부와 인접한 보 웨브를 한쌍의 수직 스티프너로 보강할 필요가 있다. 이들 스티프너는 수직력 N 에 대하여 AISC-LRFD (1993)의 Chapter K의 조항에 따라 웨브의 국부좌굴과 웨브 크리프링 (web crippling)이 발생치 않도록 설계할 필요가 있다. 유효요소해석에 의할 때 현치 단부의 “유효”지압길이는 (“effective” bearing length) $(0.1)a$ 로 택할 수 있다. “partial-height” 스티프너 보다는 보 춤 전체에 걸치는 “full-height” 스티프너를 사용하는 것이 보 웨브의 국부좌굴을 막을 수 있어 바람직하다. 아울러 이것은 보 상부 플랜지의 국부좌굴이, 불리한 기둥 외주면 부근의 그루브 용접부가 아닌, 현치 영역 외측에서 발생할 가능성을 높여주는 장점이 있다. 이 때 스티프너의 폭-두께비는 $249/\sqrt{F_y}$ (SI 단위) 이상이 되어야 한다.

수평 스티프너

일반적으로 보 하부 플랜지의 휨응력도는 매우 미미하므로 이 위치에 수평 스티프너를 설치할 필요는 없다. 보 상부 플랜지 및 현치 플랜지는 AISC-LRFD (1993)의 Chapter K에 의해 설계하면 된다. 이 규정에 의해 설령 스티프너가 필요 없는 것으로 확인되더라도, 그루브 용접부의 응력집중을 줄이기 위해 수평 스티프너를 설치하는 것이 바람직하다 (특히 휨응력도가 가장 큰 보 상부 플랜지의 경우). SAC (2000)의 경우는, 편축 모멘트접합부는 보 플랜지 두께의 $(1/2)$ 이상, 그리고 양측 모멘트접합부는 두꺼운 보 플랜지 두께 이상을 갖는 수평 스티프너를 반드시 설치할 것을 규정하고 있다.

용접 디테일

용접재의 최소 CVN 값은 $26.7 \text{ Joule @ } -28.9^\circ\text{C}$ ($20 \text{ ft-lb @ } -20^\circ\text{F}$) 이상이 되어야 한다. SAC (2000)의 경우, 그루브 용접부의 뒷받침판과 용접탭을 제거하여 노치형성을 최소화하도록 하고 있다. 보 하부

플랜지의 경우 휨응력도의 크기가 작으므로 뒷받침판을 그대로 두어도 무방할 것으로 사료된다. 뒷받침판을 제거하는 대신 기둥 플랜지와 뒷받침판 사이를 연속모살용접에 의해 보강하는 것도 양호한 방안이다.

현치 단부 디테일

현치 단부의 응력집중을 줄이기 위해서는 현치 단부를 구배를 주고 드릴로 천공하는 디테일 또는 한쌍의 스티프너를 현치 웹까지 연장하는 디테일 등이 바람직할 것으로 사료된다(표 1 참조).

패널존

수평현치의 존재는 이중 패널존을 (dual panel) 생성시켜서 패널존의 강도를 크게 증가시킨다. 따라서 패널존 보강재가 (doubler plate) 일반적으로 필요치 않다. 필요할 경우 필자가 (Lee-Uang 1997) 이미 제안한 방법에 의해 패널존의 강도를 검토할 수 있다.

지금까지 제시한 설계절차의 핵심단계를 예시하는 설계예제도 준비하였으나 지면의 제한으로 생략한다.

5. 결론

1994년 노스리지 및 1995년 고베 지진 이후 새로이 제시된 여러 모멘트접합부의 뛰어난 내진성능이 실물대 실험을 통하여 입증되었다 하더라도, 새로운 접합부의 응력전달 메카니즘을 명확히 규명한 후 이에 근거하여 구조설계자가 쉽게 이용할 수 있는 설계지침을 마련해야 하는 중요한 과제가 남아 있다. 보의 하부를 수평현치로서 보강한 철골 모멘트 접합부의 내진설계법에 관한 본 연구의 결론은 다음과 같다.

- (1) 용접 수평현치로 보강된 접합부의 응력전달 메카니즘은 초등 휨이론에 의한 예측과는 전혀 다르다. 또한 현치 플랜지를 통해 스트럿 작용이 명쾌하게 이루어 삼각현치의 경우와는 달리, 수평현치의 경우는 현치의 웹이 경사방향으로 스트럿 띠와 같은 거동을 한다. 반면 큰 응력을 받지 않는 현치 웹의 수평현치의 플랜지는 안정성을 (stability) 확보해주는 기능을 한다.
- (2) 필자가 선행연구에서 제시한 방법에 의해 현치와 보의 계면에 존재하는 수직력 및 수평력, 그리고 보와 현치 플랜지 그루브 용접부의 휨응력도를 신뢰성 있게 예측할 수 있다. 이들이 결정되면 본 연구에서 제시한 단계별 설계절차에 의해 현치의 강도, 강성 및 모살용접부 등을 합리적으로 설계할 수 있다.
- (3) 현치 단부의 응력집중을 완화시킬 수 있는 몇 가지 유망한 디테일도 제안하였다. 드릴에 의한 천공을 통하여 현치 단부를 국부적으로 약화시키면 응력집중의 완화에 효과적이다. 특히 이것에 더하여 현치 단부에 구배를 주거나 한쌍의 스티프너로서 보강하면 더욱 효과적이다.

감사의 글

본 연구는 학술진흥재단의 선도연구자 연구비에 의한 것으로 (과제번호 KRF-99-041-E00626-E6205) 재단의 지원에 감사드립니다.

부록 I. 참고문헌

- (1) 이철호, 윤태호 (2000). “용접 수평현치로 보강된 내진 철골모멘트접합부의 해석적 모형화,” 2000년도 한국강구조학회 학술발표대회논문집, pp. 400-408.
- (2) HKS (1998). *ABAQUS User's Manual*, Version 5.8, Hibbit, Karlson & Sorenson, Inc.
- (3) Dexter, R. J. and Melendrez, M. I. (2000). “Through-thickness Properties of Column Flanges in Welded Moment Connections,” *J. Struct. Engrg.*, ASCE, 126(1), pp. 24-31.
- (4) Gross, J. L., Engelhardt, M. D., Uang, C.-M., Kasai, K., and Iwankiw, N. R. (1999). “Modification of Existing Welded Steel Moment Frame Connections for Seismic Resistance,” *Steel Design Guide Series 12*, AISC and NIST, Chicago, IL

- (5) Lee, C.-H. and Uang, C.-M. (1997). "Analytical Modeling of Dual Panel Zone in Haunch Repaired Steel MRFs," *J. Struct. Engrg.*, ASCE, 123(1), pp. 20-29.
- (6) AISC (1993). Load and Resistance Factor Design (LRFD) Specification, AISC, Chicago, IL.
- (7) SAC (1996). "Technical Report: Experimental Investigations of Beam-Column Subassemblies," *Report No. SAC-96-01*, SAC Joint Venture, Sacramento, CA.
- (8) SAC (2000). "Seismic Design Criteria for New Moment-Resisting Steel Frame Construction," *Report No. FEMA 350*, SAC Joint Venture, Sacramento, CA.
- (9) AISC (1997). Seismic Provisions for Structural Steel Buildings, 2nd Ed., AISC, Chicago, IL.
- (10) Uang, C.-M., Bondad, D., and Lee, C.-H. (1998). "Cyclic Performance of Haunch Repaired Steel Moment Connections: Experimental Testing and Analytical Modeling", *Engineering Structures*, 20(4-6), pp. 552-561.
- (11) Uang, C.-M., Yu, Q.-S., Noel, S., and Gross, J. (2000). "Cyclic Testing of Steel Moment Connections Rehabilitated with RBS or Welded Haunch," *J. Struct. Engrg.*, ASCE, 126(1), pp. 57-68.
- (12) Yu, Q.-S., Uang, C.-M., and Gross, J. (2000). "Seismic Rehabilitation Design of Steel Moment Connection with Welded Haunch," *J. Struct. Engrg.*, ASCE, 126(1), pp. 69-78.

부록 II. 사용기호

A_b = 보 단면적; A_{hf} = 보 플랜지 면적; A_{hw} = 보 웨브 면적; A_{hf} = 헌치 플랜지 면적; A_{hw} = 헌치 웨브 면적; A_1 = 헌치 단면적; E = 강재의 영계수; $F_{t,xx}$ = 용접재의 인장강도; F_w = 용접재의 그루브 용접부 허용인장강도; F_w = 강재의 실제 (expected) 항복강도; I_b = 보의 단면 2 차모멘트; I_r = 헌치의 단면 2 차모멘트; L = 소성헌치 사이의 보 스패 길이; $\sum M_{pb}^*$ = 보와 기둥 중심선의 교점에서의 보 휨모멘트의 합; $\sum M_{pc}^*$ = 보와 기둥 중심선의 교점에서의 접합부 상하 기둥 휨강도의 합; M_{pd} = 설계용 보 소성모멘트; N = 보와 헌치 계면에서의 수직력; Q = 보와 헌치 계면에서의 전단력; S = 모살용접치수; V_c = 수직하중에 의한 보 전단력; V_{pd} = 설계용 보 전단력; a = 용접헌치의 길이; b = 용접헌치의 춤; b_{hf} = 헌치 플랜지의 폭; b_1 = 헌치의 도심에서 헌치 상부 연단까지의 거리; b_2 = 헌치의 도심에서 헌치 하부 연단까지의 거리; d_b = 보의 춤; f_{if} = 보 상부 플랜지 그루브 용접부의 휨응력도; f_{if} = 보 하부 플랜지 그루브 용접부의 휨응력도; f_{hf} = 헌치 플랜지 그루브 용접부의 휨응력도; f_{if} = 임계 헌치단면에서의 평균 수직응력도; f_v = 임계 헌치단면에서의 평균 전단응력도; t_{hf} = 헌치 플랜지의 두께; t_{hw} = 헌치 웨브의 두께; α = 헌치 단부의 보 소성헌치의 변형경화계수; θ = 헌치의 대각선 방향 각도; ϕ = 저항계수; v = 강재의 푸와송비.

식 (1)-(8)에 사용된 기호들:

$$d_{11} = \frac{E}{(1-\nu^2)}; d_{22} = \frac{\nu E}{(1-\nu^2)}; d_{33} = \frac{E}{2(1+\nu)}; p = \frac{a}{b};$$

$$A = 4p(d_{11}p^{-2} + d_{33}); A_1 = A + \left(\frac{12}{t_{hw}}\right)\left(\frac{EA_{hf}}{a}\right); B = 4p(d_{11} + d_{33}p^{-2}); G = 3(d_{22} + d_{33});$$

$$H = 2p(d_{11}p^{-2} - 2d_{33}); I = 2p(-2d_{11} + d_{33}p^{-2}); J = 3(d_{22} - d_{33});$$

$$D = \frac{t_{hw}}{12(A_1B - G^2)}; X = A(A_1B - G^2) - H(HB - GJ) + J(HG - A_1J);$$

$$Y = G(A_1B - G^2) - J(HB - GJ) - I(HG - A_1J); Z = B(A_1B - G^2) - J(JB + IG) - I(JG + A_1I);$$

$$AA = B_{11}D(XZ - Y^2) + Z; BB = B_{12}D(XZ - Y^2) - Y;$$

$$CC = B_{21}D(XZ - Y^2) - Y; DD = B_{22}D(XZ - Y^2) + X.$$

(B_{11} , B_{12} , B_{21} , and B_{22} 의 정의는 (5)식을 참조 바람).

표 1 디테일에 따른 현치 단부의 용접접종 비교

수정 디테일	정규화된 용력도		
	전단용력도	수직용력도	von Mises 용력도
(준거상세)	1.00	1.00	1.00
(드릴 환공)	0.57	1.18	1.08
(단부 구배)	1.46	0.58	0.88
(구배 환공)	1.29	0.60	0.80
(스티프너)	1.02	0.64	0.73
(스티프너 & 환공)	0.85	0.59	0.66

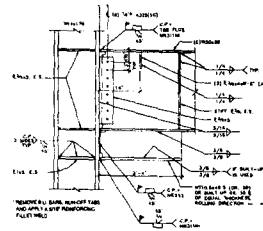
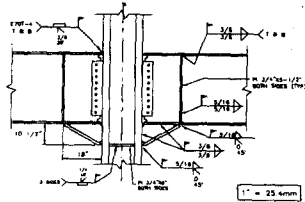


그림 1 두 종류의 용접현치: (a) 삼각현치, (b) 수평현치

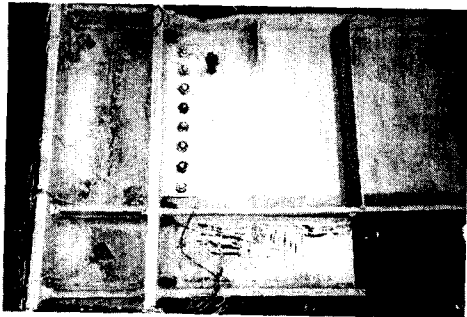


그림 3 UCSD 시험체의 파괴형태

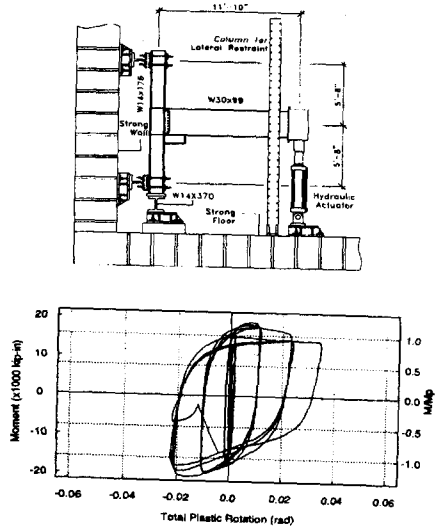


그림 2 UCSD 시험체의 테스트 셋업 및 응답이력 (SAC 1996)

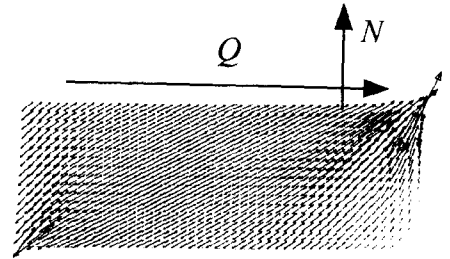


그림 4 현치 웨브의 주응력 분포

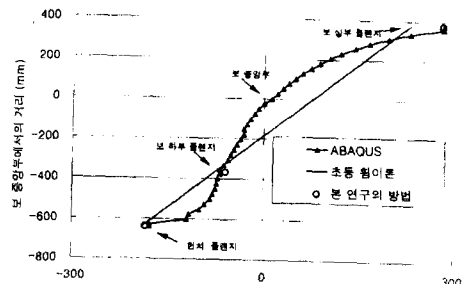


그림 7 휨응력도 예측치의 비교 (UCSD 시험체)

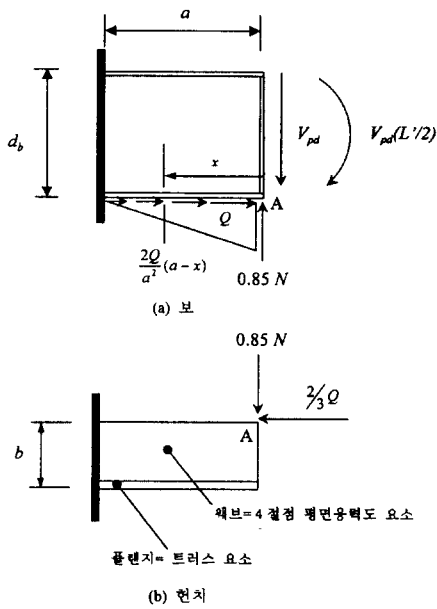


그림 5 현차 단부 A 점에서의 변형의 적합조건 적용을 위한 모형

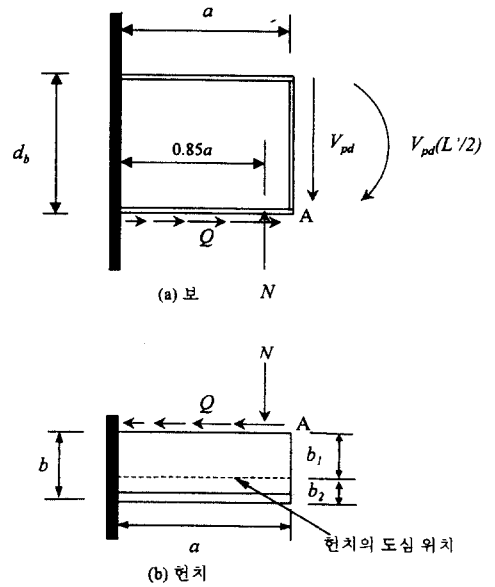


그림 6 그루브 용접부 휨응력도 산정 모형

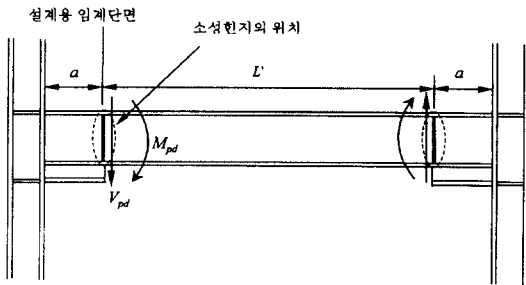


그림 8 용접 수평현차를 갖는 모멘트골조의 전형적 보스팬

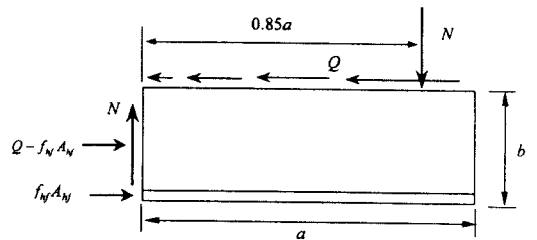


그림 9 현차 설계를 위한 자유물체도